



저작자표시-동일조건변경허락 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.
- 이차적 저작물을 작성할 수 있습니다.
- 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



동일조건변경허락. 귀하가 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공했을 경우에는, 이 저작물과 동일한 이용허락조건하에서만 배포할 수 있습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사 학위논문

혼합물의 핵 비등 현상을 고려한
압력 용기 내 감압 과정
수치 모델 연구

Numerical modeling of depressurization
process in pressure vessels incorporating
nucleate boiling of mixture

2017년 8월

서울대학교 대학원

조선해양공학 전공

박 아 민

혼합물의 핵 비등 현상을 고려한
압력 용기 내 감압 과정
수치 모델 연구

지도 교수 임 영 섭

이 논문을 공학석사 학위논문으로 제출함

2017년 8월

서울대학교 대학원

조선해양공학 전공

박 아 민

박아민의 공학석사 학위논문을 인준함

2017년 8월

위 원 장 _____ 서 유 택 (인)

부위원장 _____ 임 영 섭 (인)

위 원 _____ 노 명 일 (인)

초 록

해양플랜트 공정 내의 압력 용기는 화재 발생, 밸브의 오작동 등에 의해 용기가 견딜 수 있는 압력을 초과하는 과압 문제에 직면한다. 과압이 지속되면 압력 용기가 파손되어 용기 내부의 가연성의 유체가 유출되고 전체 공정 설비에 큰 타격을 입히는 사고가 발생할 수 있다. 이 문제를 해결하기 위해 급격한 감압 과정을 실시함으로써 공정 설비를 보호한다. 감압 과정은 압력 용기 내의 유체 팽창과 함께 에너지 손실에 의한 유체의 온도 감소로 이어지고, 이는 유체와 맞닿는 벽면의 온도 감소를 야기한다. 벽면의 온도가 크게 감소하면 압력 용기 재료의 특성을 연성에서 취성으로 변화하고, 이에 의해 압력 용기는 작은 충격에도 용기가 파손될 수 있다. 이를 방지하기 위해 감압 과정 중, 용기 내부 유체 및 용기 벽면의 온도가 어떻게 변화하는지 설계 단계에서 시뮬레이션을 수행하는 저온 해석을 실시하여 실제 압력 용기를 제작할 때 이를 반영한다. 본 연구에서는 보다 정확한 저온 해석을 위한 감압 과정 수치 모델을 제시하였다. 감압 과정 수치 모델을 비교적 현실적으로 구현하기 위하여 압력 용기 내부의 액체의 끓는점과 이와 맞닿는 벽면 사이의 온도 차이에 의해 내부 액체가 끓으면서 발생하는 핵 비등(Nucleate Boiling) 현상을 고려하여 액체와 벽면 간 열 전달 모델을 구현하였다. 또한, 관 내의 다상(Multiphase) 유동의 음속 계산 기법을 적용하여 배출 유량 계산 모듈을 구현하였다. 이러한 모듈을 포함하여 감압 과정 중 시간에 따른 압력 용기 내부의 압력 및 내부 유체와 그와 맞닿는 벽면의 온도 변화를 계산하는 감압 과정 수치 모델의 전체 알고리즘을 제시하였다. 이 수치 모델의 시뮬레이션 결과의 검증을 위해 선행 연구의 시뮬레이션 결과와

상용 소프트웨어의 결과 그리고 실험 결과와 비교하였다.

주요어 : 감압 과정, 압력 용기, 열 전달, 핵 비등, 배출 유량, 수치 모델

학 번 : 2015-22863

목차

제 1 장 서론.....	1
제 1 절 감압 과정 소개	1
제 1 항 과압의 발생.....	1
제 2 항 감압 과정의 문제점.....	3
제 3 항 감압 과정의 해석	5
제 2 절 감압 현상 소개	6
제 1 항 감압 현상 메커니즘.....	6
제 2 항 핵 비등 (Nucleate Boiling) 현상.....	8
제 3 항 임계류 (Choked flow).....	10
제 3 절 선행 연구의 소개 및 한계점	11
제 1 항 Haque et al., 1990.....	11
제 2 항 Haque et al., 1992a.....	13
제 3 항 Haque et al., 1992b.....	15
제 4 항 Mahgerefteh and Wong, 1999	15
제 5 항 Speranza and Terenzi, 2005.....	16
제 6 항 D'Alessandro and et al., 2015	17
제 7 항 선행 연구의 한계점.....	18
제 4 절 본 연구의 목적	19

제 2 장 감압 과정의 모델링 20

제 1 절 감압 과정의 주요 알고리즘 20

제 2 절 감압 과정의 열 전달 모델 24

제 1 항 내부 기체와 벽면 사이의 열 전달 25

제1목 자연 대류의 Nusselt Number 26

제2목 강제 대류의 Nusselt Number 27

제3목 자연대류와 강제대류의 합성 28

제 2 항 외부 대기와 벽면 사이의 열 전달 28

제 3 항 내부 액체와 벽면 사이의 열 전달 28

제 3 절 배출 유량 계산 모델 31

제 3 장 시뮬레이션 결과 35

제 1 절 실험 결과 case 및 용기 제원 35

제 1 항 Case 1 (M. Haque, Richardson, Saville, et al., 1992) 35

제 2 항 Case 2 (Szczepanski, 1994) 35

제 3 항 Case 3 (M. Haque, Richardson, Saville, et al., 1992) 35

제 4 항 용기의 제원 36

제 2 절 용기 내부의 압력 변화 36

제 3 절 내부 기체의 온도 변화 38

제 4 절 내부 액체의 온도 변화 41

제 5 절 내부 벽면의 온도 변화.....	43
 제 4 장 결론.....	 46
 참고 문헌	 48
 ABSTRACT	 50

그림 목차

그림 1 수평 압력 용기	2
그림 2 압력 용기 및 플레어 시스템.....	4
그림 3 압력 용기 내 감압 현상.....	6
그림 4 Nukiyama's curve	8
그림 5 Pool Boiling Regime	9
그림 6 Variation of temperature with time during blowdown of nitrogen (A. Haque et al., 1990)	12
그림 7 Variation of temperature with time during blowdown of 70% nitrogen and 30% carbon dioxide mixture (A. Haque et al., 1990)	13
그림 8 한 압력 단계에서의 물질 교환	22
그림 9 압력 용기 내부 및 외부의 열전달	25
그림 10 감압 중, 핵 비등 열전달계수.....	30
그림 11 압력에 따른 에너지 차이	32
그림 12 압력에 따른 배출 유량	32
그림 13 보정된 음속으로 계산한 압력에 따른 배출 유량	33
그림 14 배출 유량 계산 알고리즘	34
그림 15 실험에 사용된 압력 용기의 제원	36

그림 16	감압 중 시간에 따른 압력 변화.....	38
그림 17	감압 중 내부 기체의 온도 변화.....	40
그림 18	감압 중 내부 액체의 온도 변화.....	42
그림 19	감압 중 내부 벽면의 온도 변화.....	44

제 1 장 서론

제 1 절 감압 과정 소개

제 1 항 과압의 발생

석유 및 가스 자원의 지속적인 필요성이 대두되면서 해저에 존재하는 석유 및 가스 개발이 이루어지고 있다. 해양 플랜트는 육상 플랜트와 마찬가지로 해저에 있는 유정에서 올라오는 고온, 고압 상태의 원유 및 가스를 상품성이 있는 자원으로 정제하는 역할을 한다. 유정에서 올라오는 원유 및 가스를 분리하고 정제하기 위해서 다양한 형태의 압력 용기가 공정 내에 포함된다. 이 압력 용기는 고온, 고압의 석유 및 가스를 보관하거나 다상(multiphase) 상태의 유체를 분리하는 역할을 한다. 따라서 그림 1과 같은 압력 용기가 해양 플랜트나 육상플랜트 공정 내에 다수 포함된다.

이 압력 용기는 고온, 고압 상태의 원유 및 가스를 견딜 수 있는 재질과 두께를 가지도록 설계되어 있다. 육상플랜트와 마찬가지로 해양플랜트의 설계 단계에서는 이러한 압력 용기의 재질, 두께 등을 고려하여 최대 허용 운전 압력(Maximum Allowable Workinig Pressure)을 설정한다. 그리고 석유 및 가스를 정제하는 과정에서 압력 용기에 이 최대 허용 운전 압력을 초과하는 압력이 걸리는 상황을 과압(Overpressure)이라 정의한다.



그림 1 수평 압력 용기¹

이 과압은 다양한 원인에 의해 발생하는데, 원유 및 가스가 설계 단계에서 고려했던 것보다 압력 용기로 과도하게 유입한 경우, 배출되는 쪽의 밸브가 오작동됨으로써 원활하게 압력 용기 내의 유체가 배출되지 않는 경우, 화재 발생으로 인하여 용기 내의 액체가 증발하면서 용기 내에 기체가 많아져 압력이 증가하는 경우 등이 있다. 이러한 과압이 어떠한 조치가 취해지지 않은 상태로 지속되면, 압력 용기가 파손되면서 압력 용기 내의 유체가 외부로 유출되게 된다. 압력 용기 내에는 가연성의 유체인 탄소화합물이 존재한다. 이 물질이 유출되면 증기 운 폭발(Unconfined Vapor Cloud Explosion), 비등 액체 증기 팽창 폭발(Boiling Liquid Expansion Vapor Explosion) 등이 발생하고 이로 인해 인명 사고와 공정 설비 전체에 큰 타격을 입게 된다.

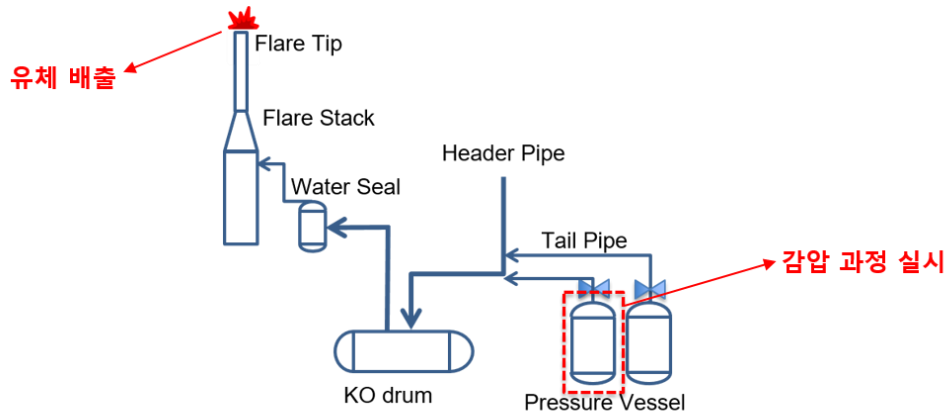
¹ <http://hsht.co.kr/business-area/fabrication/pressure-vessel>

제 2 항 감압 과정의 문제점

이러한 과압에 의한 사고를 배제하기 위해 압력 용기 내에 과압이 발생했을 경우에 압력 용기 내의 유체를 신속하게 제거하는 과정을 거치게 된다. 이를 감압 과정이라고 정의하며, API standard 521에서는 화재가 발생하였을 때 1inch 이상의 두께를 가지는 압력 용기에 대해 15분 내에 최대 허용 운전 압력의 50% 이하로 압력을 감소시키는 것을 권고하고 있다. (API, 2007)

감압이 시작되게 되면 내부의 유체는 압력 용기에 부착되어 있는 밸브를 통해 유체가 배출이 된다. 압력 용기에는 과압에 대처하기 위한 밸브로 압력 안전 밸브(Pressure Safety Valve)와 블로우다운 밸브(Blowdown Valve)가 모두 설치된다. 먼저, 압력 안전 밸브는 스프링의 탄성력을 이용하는 밸브로, 용기에 과압이 걸리게 되는 경우, 스프링이 수축되면서 내부의 유체가 배출되는 메커니즘으로 작동한다. 하지만 이 밸브는 사용자가 직접 제어하는 밸브가 아니기 때문에 과압을 효율적으로 대처하는 데에 부족함이 있다. 따라서 개폐형 밸브인 블로우다운 밸브를 통해 직접 과압을 제어하며, 이 감압 과정을 블로우다운이라고 한다.

감압에 의해 배출된 유체는 밸브를 지나 플레어 시스템으로 이동하게 된다. 테일 파이프를 지난 유체들은 전체 헤더 파이프에서 모이게 된다. 그 후, 플레어 팁에서 연소가 되어 외부로 배출되게 된다. 가연성의 탄화수소물은 그대로 외부로 배출될 경우에 환경에 악영향을 미치기 때문에 가스 배출에 대한 규제가 있다. 따라서 이를 지키기 위해서는 플레어 시스템을 통해 적절한 처리를 거쳐 배출해야 한다. 대략적인 플레어 시스템은 아래의 그림과 같다.



< Flare system in the oil and gas process >

그림 2 압력 용기 및 플레어 시스템

하지만 이러한 감압 과정은 또 다른 문제를 야기한다. 감압이 시작되면 압력 용기 내부의 유체가 압력 용기 밖으로 배출된다. 그러면 압력 용기 내부에 남아있는 유체는 남은 공간을 채우면서 급격히 팽창하게 되고 에너지를 잃게 되면서 내부 유체의 온도가 급격하게 하락하게 된다. 유체의 온도가 하락하면 그와 맞닿아 있는 벽면의 온도가 감소하게 된다. 벽면의 온도가 연성-취성 전이 온도(DBTT, Ductile to Brittle Transition Temperature)²로 떨어지면, 압력 용기가 적은 충격에너지에도 rupture에 이르게 되는 상태가 된다. 압력 용기가 파괴되면 이는 또 다시 가연성의 유체가 유출되는 사고를 야기한다. 감압 과정 중에는 온도가 떨어지면서 액체가 발생하기도 하는데 액체는 열 용량이 기체보다 훨씬 크기 때문에 벽면의 에너지를 더 많이 뺏어 더 쉽게 DBTT에 이

² Stainless Steel의 경우 DBTT는 $-90^{\circ}\text{C} \sim -80^{\circ}\text{C}$ (Sutar, Kale, & Merad, 2014)

르게 하기 때문에 이를 고려하는 것이 중요하다.

제 3 항 감압 과정의 해석

감압에 의한 사고를 막기 위해서는 설계 단계에서 감압 과정 중, 배출되는 유체의 양 및 내부 유체와 벽면의 온도 변화를 해석하는 것이 중요하다. 이 해석은 주로 설계 단계에서 이루어지며, 감압 과정의 해석은 총 두 가지로 나뉜다.

첫 번째는 배출 유량 계산이다. 배출 유량 계산을 위해 압력 용기에 화재가 발생했을 상황을 가정하여 압력 용기에 압력 용기에 유입되는 최대 열 유량을 계산한다. 이를 반영하여 압력 용기가 감압 과정을 거칠 때 최대 배출 유량을 계산하게 되고, 이 유량을 견딜 수 있는 밸브 사이즈를 선정한다.

두 번째는 저온 해석이다. 배출 유량 계산과 달리 저온 해석은 열이 들어오지 않는 단열 상태를 가정한다. 감압에 의해 유체가 팽창하게 되고 유체의 온도는 감소하게 된다. 그리고 유체와 맞닿은 벽면의 온도가 연성-취성 천이 온도까지 감소하는지를 확인하고, 이보다 밑으로 떨어지지 않는 용기 재료를 선정하게 된다.

이 두 계산이 정확하게 이루어지지 않을 경우, 사고에 대비하기 위해 보수적으로 접근을 하게 된다. 하지만 밸브 사이즈가 커지게 되면 헤더 파이프, KO Drum 등을 포함하는 전체 플레어 시스템의 규모가 커지게 되어 비용이 많이 발생하게 된다. 또한 낮은 온도에도 견딜 수 있도록 좋은 용기 재료를 선정하고 두껍게 만들수록 더 많은 비용이 발생한다. 결국 안전성과 경제성을 동시에 확보하기 위해서는 설계 단계에서 정확한 감압 과정의 해석을 통해 배출 유량 및 온도 변화를 예측하고 이를

설계에 반영하는 것이 중요하다.

제 2 절 감압 현상 소개

제 1 항 감압 현상 메커니즘

그림 3과 같이 고압의 압력 용기의 밸브를 개방하면 내부의 기체가 밸브를 따라 배출된다. 배출된 유체에 의해 내부 기체는 남은 공간을 채우면서 팽창하게 되고 이에 의해 내부 기체의 온도가 감소하게 된다.

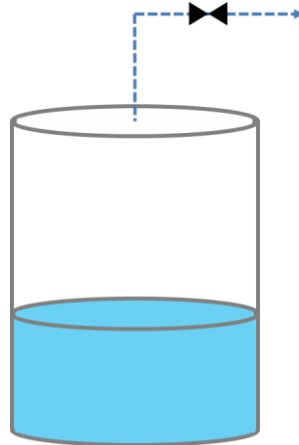


그림 3 압력 용기 내 감압 현상

내부 기체의 온도가 급작스럽게 내부 벽면의 온도 밑으로 감소하면서 벽면과 내부 기체 간의 열전달이 발생한다. 또한 외부 벽면의 온도 또한 전도로 인하여 떨어지게 되고, 외부 기체와 열 전달이 일어나게 된다. 이 때, 외부 기체와 외부 벽면, 내부 기체와 내부 벽면 사이에는 대류로 인한 열 전달이 일어나게 되며, 벽면 내에서는 전도로 인한 열 전달이 일어나게 된다.

외부 기체와 외부 벽면 간, 내부 기체와 내부 벽면 간의 열 전달은 모두 유체의 밀도 차에 의한 흐름에 의해 발생하는 자연 대류를 고려한다. 하지만 내부 기체는 밸브를 통해 배출되는 유량의 가졌던 부피를 채우는 강제적인 흐름이 생기게 되므로 강제 대류 또한 고려해야 한다. 따라서 내부 기체와 내부 벽면 간 열전달 현상은 자연 대류와 강제 대류를 복합적으로 고려해야 한다.

내부 기체의 온도가 감소하여 이슬점(dew point)에 도달하게 되면, 기체가 액화되어 액체가 발생하고 이는 압력 용기 하단으로 떨어지게 된다. 용기 하단과 맞닿은 액체는 기체와 독립적으로 벽면과 열 교환을 하면서 다시 일정 부분의 액체가 기화하게 되고, 내부 기체 또한 액화되는 과정을 반복한다. 고압에서의 압력이 감소하는 과정은 이렇게 발생하는 기체와 액체가 물질 및 에너지 교환을 하는 시간보다 훨씬 더 급박하게 일어나기 때문에 두 상(phase)이 평형에 도달하지 않고 비평형 상태를 유지한다. 따라서 두 상은 다른 온도를 가지게 되고 이 차이는 두 상이 계속 물질 및 에너지 교환을 하게 되는 원동력이 된다.

기체로부터 발생한 액체의 온도는 끓는점(bubble point)에 굉장히 가깝기 때문에 용기 하단에 떨어진 기체는 벽면과의 접촉으로 인한 열 교환으로 쉽게 기화된다. 따라서 벽면과 맞닿는 부분이 끓게 되면서 기포가 발생하게 되고 이로 인해 일반적인 대류 현상이 아닌 핵 비등(nucleate boiling) 현상으로 인한 열 교환이 일어난다. 이는 일반적인 대류보다 더 큰 열 교환 양이 발생한다.

압력 용기를 빠져나가는 배출 유량이 통과하는 밸브의 전단은 압력 용기와 연결되어 있으므로 굉장히 고압이며, 후단의 압력은 대기압에 가까우므로 큰 압력 차가 발생한다. 이에 의해 유체는 임계류(Choked Flow)

양상을 띄며 흐르게 된다. 큰 압력 차에 의해 유체는 빠른 속도로 밸브의 오리피스스를 통과하게 된다. 이에 의해 유체의 거동은 등엔트로피 경로 (Isentropic Path)에 가깝게 된다.

제 2 항 핵 비등 (Nucleate Boiling) 현상

핵 비등 현상의 상위 개념인 풀 비등(Pool Boiling) 현상은 용기 내부의 액체의 끓는점보다 액체와 접촉하는 내부 벽면의 온도가 높아서 벽면과 맞닿는 액체가 끓는 현상이다. Nukiyama는 액체의 끓는점과 벽면의 온도 차이와 열 전달량의 상관 관계를 처음으로 도표로 표현하였고 이를 Nukiyama's curve라 명명하였다. (Nukiyama, 1934) 그 그래프는 아래 그림 4와 같다.

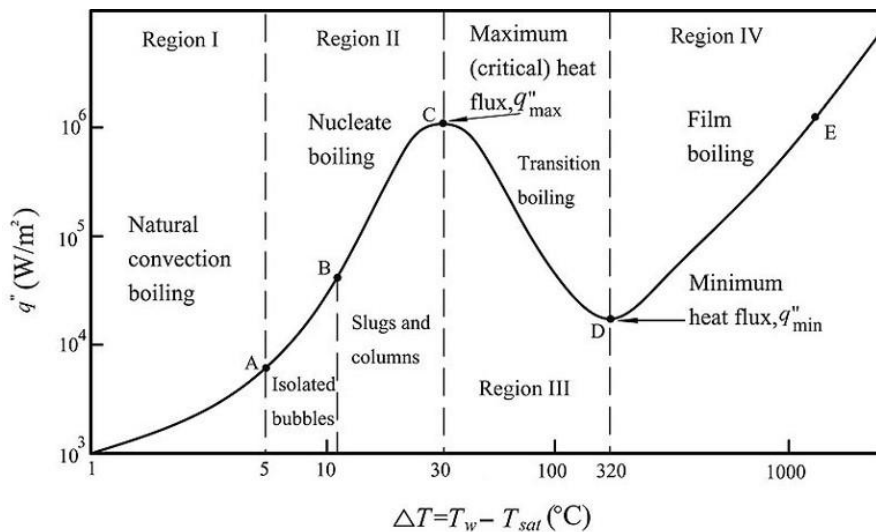


그림 4 Nukiyama's curve

위의 그래프는 액체의 끓는점과 온도 차이에 따라 열전달량의 경향이 달라지는 것을 보여준다. 이와 같이 열전달량의 경향이 다르게 형성되는

이유는 기포의 양이 다르기 때문이다.

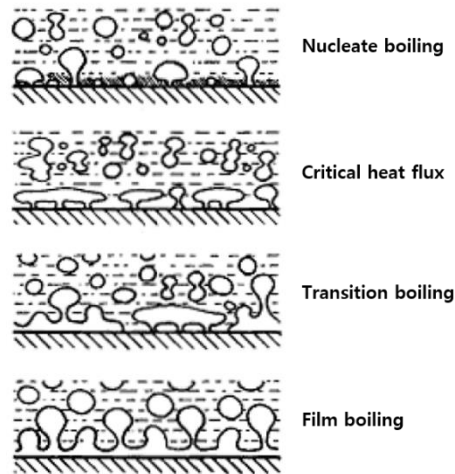


그림 5 Pool Boiling Regime³

그림 5는 기포의 양에 따른 풀 비등의 regime의 변화를 보여주고 있다. 온도 차이가 작을 경우는 기포가 비교적 적게 발생하는 핵 비등 현상이 일어난다. 온도 차이가 커져서 Maximum heat flux에 도달하게 되면 천이 비등 (Transition Boiling) 현상이 일어나면서 열 전달량은 온도 차이가 커짐에 따라 오히려 감소하는 경향을 보이게 된다. 온도 차이가 더 커져서 Minimum heat flux에 도달한 이후로는 막 비등 (Film Boiling) 현상이 일어난다. 이는 온도 차이가 매우 커져 기포가 많이 발생하면서 기포 막이 형성되는 현상이다. 이 때부터는 다시 온도 차이가 커짐에 따라 열전달량이 늘어나는 경향을 보인다.

이와 같이 풀 비등 현상은 온도 차이에 따라 다른 비등 regime을 가

³ Wolverine tube, Inc. Engineering Data Book III

지며 경향이 다르기 때문에 각각의 regime에 따라 다른 상관관계식을 적용하여야 한다. 감압 과정에서는 압력 용기 내부 액체의 끓는점과 벽면의 온도 차이가 비교적 크게 벌어지지 않는 핵 비등 현상이 일어나기 때문에 이에 맞는 상관관계식을 적용하여 열전달 모델을 구현하여야 한다.

제 3 항 임계류 (Choked flow)

임계류는 압축성 유체(compressible fluid)가 노즐이나 오리피스를 통과할 때, 유량이 제한을 받는 현상이다. 노즐이나 오리피스 전단과 후단의 압력 차이가 커질수록 유량도 점점 커지다가 어느 지점에 다다르게 되면 압력 차이가 커져도 유량이 일정하게 유지되는 경향을 보인다. 이때의 노즐이나 오리피스의 유량의 속도는 그 유체의 음속(sonic velocity)로 주어진다.

감압 과정이 시작되면 블로우다운 밸브 전단은 압력 용기와 연결되어 굉장히 고압으로 유지되고, 후단은 대기압과 가까우므로 압력 차이가 매우 커져 임계류 현상이 일어난다. 따라서 블로우다운 밸브 오리피스의 온도, 압력 조건에서의 음속으로 유체가 배출된다. 밸브 오리피스에서의 온도, 압력 조건은 에너지 보존과 등엔트로피 팽창을 연립하여 구할 수 있다. 밸브 오리피스를 점성이 낮은 유체가 빠른 속도로 통과하게 되면 등엔트로피 경로와 가까운 거동을 보이며 팽창하는데, 이는 완전한 등엔트로피 팽창이 아니므로 배출 계수(Discharge Coefficient)를 배출 유량에 곱해줌으로써 배출 유량을 현실적으로 계산하게 된다.

제 3 절 선행 연구의 소개 및 한계점

감압 과정을 구현하는 모델을 소개하고, 실험을 수행한 다양한 선행 연구들이 수행되어 왔다. 각각은 다양한 기반의 상태방정식을 사용하여 열역학적 물성들을 계산하였으며 각기 다른 가정을 통해 모델을 구현하였다.

제 1 항 Haque et al., 1990

이 연구에서 구현한 감압 과정 수치 모델인 BLOWDOWN(A. Haque, Richardson, Saville, & Chamberlain, 1990)은 처음으로 압력 단계를 나누어 그 단계에서 해당하는 열역학적 물성들을 구하는 방법으로 모델의 알고리즘을 구현하였다. 또한 압력 용기 내의 내부 유체를 기체와 기체가 응축하면서 생긴 액체의 두 개의 영역으로 나누어 계산을 수행하였다. 각각의 영역 내에서는 온도와 조성이 동일하다고 가정하였으며, 압력이 감소할 때 등엔트로피 팽창 경로를 따른다고 가정하였다. 이를 바탕으로 아래의 단계에 따라 수학적 알고리즘이 구성되었다.

- 1) 현 단계의 압력 계산
- 2) 각각의 영역에 대해 등엔트로피 플래시 계산
- 3) 밸브를 통해 나가는 배출 유량 계산
- 4) 압력 단계 사이의 시간 변화 및 나가는 유체의 양 계산
- 5) 각 영역의 열전달계수 계산
- 6) 각 영역의 질량, 에너지 보존 식 계산 및 각 영역과 맞닿는 벽면에

대한 에너지 보존 식 계산

- 7) 감압 완료되면 알고리즘을 종료하고, 종료되지 않았을 시 1)로 되돌아가서 계산 반복 수행

이 연구의 열전달 모델은 기체 및 액체 영역으로 나뉘는데, 기체 영역은 기체와 벽면 사이의 자연 및 강제 대류를 고려하였고, 액체 영역은 액체와 벽면 사이의 핵 비등 및 막 비등 현상을 고려하였다. 또한 외부 대기와 압력 용기의 외부 벽면 사이는 자연 대류 현상을 고려하였다.

이 연구는 고압의 질소 그리고 질소와 이산화탄소의 혼합물을 담고 있는 압력 용기에 대한 실험 결과를 통해 검증되었으며 그 결과는 아래 그림 6, 7과 같다.

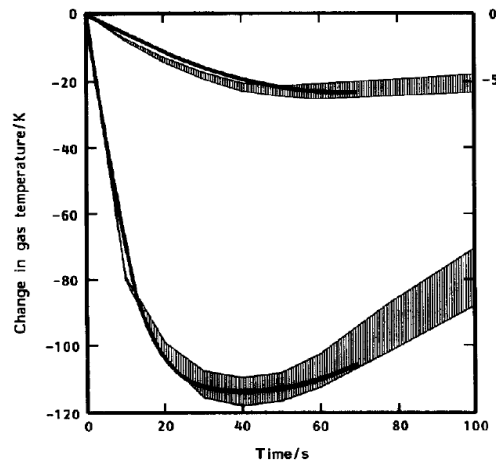


그림 6 Variation of temperature with time during blowdown of

nitrogen (A. Haque et al., 1990)

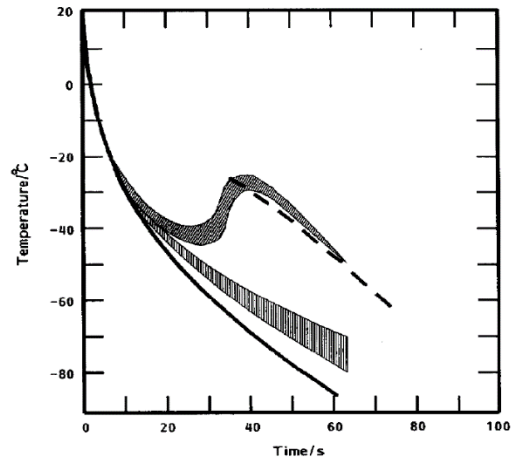


그림 7 Variation of temperature with time during blowdown of 70% nitrogen and 30% carbon dioxide mixture (A. Haque et al., 1990)

제 2 항 Haque et al., 1992a

이 연구에서는 BLOWDOWN의 수정된 버전(M. Haque, Richardson, & Saville, 1992)을 공개하였다. 주요한 수정 내용은 첫째로, 감압 과정 중, 등엔트로피 팽창이 아닌 폴리트로픽 팽창을 고려하여 현실성을 높인 것이고 두 번째는 두 개의 영역에서 확장하여 free water로 구성되어 있는 세 번째 영역을 고려하였다는 점이다. 압력 용기에 주로 존재하는 탄소화합물은 무극성 분자가 주를 이루므로, 극성 분자인 물과 영역이 분리되게 된다. 따라서 세 개의 영역을 고려함으로써 더 현실적인 모델을 구현하였다. 그 모델의 알고리즘은 아래와 같다.

1) 현 단계의 압력 계산

- 2) 폴리트로픽 상수를 가정하여 각 영역을 확장시키고 용기 내 유체가 받는 에너지 Q 를 계산
- 3) 압력 단계 사이의 시간 변화를 계산하고 배출 유량을 계산
- 4) 각 영역과 맞닿는 벽면 사이의 열전달계수 계산
- 5) 4)에서 구한 열전달계수를 에너지 보존 식에 적용하여 각 영역의 유체가 받는 열 전달량 Q^* 를 계산
- 6) Q 와 Q^* 가 동일하지 않을 경우 폴리트로픽 계수를 업데이트하고 2)로 돌아가고 동일할 경우 7)을 진행
- 7) 질량 보존 식을 적용하여 기체 영역과 액체 간의 물질 교환 양 계산
- 8) 감압 완료되면 알고리즘을 종료하고, 종료되지 않았을 시 1)로 되돌아가서 계산 반복 수행

이 연구의 열 전달 모델은 기본적으로 이전 버전의 BLOWDOWN과 동일하다. 추가적으로 이 연구는 벽면 내의 온도 구배를 고려하기 위해 벽면 내부의 온도 구배를 고려한 비정상 전도를 사용하였다.

이 연구에서는 물성 계산을 위해 상용 소프트웨어 PREPROP을 사용하였다. PREPROP은 일반적으로 탄소화합물에 적용하는 cubic EOS가 아닌 대응 상태 이론(Principle of Corresponding States)을 사용한다. 하지만 이 방법은 계산 로드가 크며, 일반적인 공정 시뮬레이션에 잘 사용하지 않는 것을 알려져 있다.

제 3 항 Haque et al., 1992b

이 논문에서는 자체적으로 실시한 실험 결과를 공개하였으며, 이 결과를 위에서 공개했던 BLOWDOWN 모델의 결과와 비교하였다. 이 논문에서 공개하고 있는 실험 결과는 향후 선행 연구 및 본 연구의 검증 자료로도 활용된다. 본 연구에서는 다양한 크기의 원통형 압력 용기를 사용하였으며, 질소, 이산화탄소, 탄소화합물로 구성된 혼합물을 내부 유체로 사용하여 총 33가지의 case에 대해 실험을 진행하였다. (M. Haque, Richardson, Saville, Chamberlain, & Shirvill, 1992) 그 중, 이 논문에서는 세 개의 case에 대한 실험 결과를 자세히 공개하였으며 이를 BLOWDOWN 시뮬레이션을 통한 결과를 비교함으로써 BLOWDOWN의 정확도를 검증하였다. 용기의 제원 및 실험 조건들은 향후 본 연구의 실험 결과를 검증하는 부분에서 더 자세히 언급하겠다.

제 4 항 Mahgerefteh and Wong, 1999

이 연구에서는 BLOWSIM(Mahgerefteh & Wong, 1999)이라는 이름을 가진 감압 과정 수치 모델을 공개하였다. 이 모델은 기본적으로 압력 단계를 기준으로 열역학적 물성들을 계산하였다는 점에서 BLOWDOWN과 유사성을 가진다. 하지만 본 연구는 대응 상태 이론 대신 다양한 상태 방정식을 기반으로 엔탈피, 열 용량 등의 열역학적 물성을 계산하였다는 차이가 있다. 또한 이 연구에서는 BLOWDOWN과 동일하게 플리트로픽 팽창을 가정한다. 이 때, 이 연구에서는 플리트로픽 계수를 가정하지 않고, 각 영역이 주위로부터 받는 열의 양을 엔트로피의 업데이트에 반영하여 모델을 구현하였다.

열 전달 모델의 경우, 기체 영역에서 강제 대류와 자연 대류를 모두

고려하였던 BLOWDOWN과 달리 오직 자연 대류만을 가정하였다. 또, 벽면 내부의 열전달에서는 온도 구배가 없이 일정하다고 단순화 하였다.

이 연구는 검증을 위해 Szczepanski의 실험 결과(Szczepanski, 1994)를 사용하였으며, 이를 BLOWDOWN 모델의 결과와, 서로 다른 상태 방정식인 SRK, PR, TCC를 기반으로 구한 BLOWSIM의 결과를 비교하여 검증하였다.

제 5 항 Speranza and Terenzi, 2005

이 연구는 BLOW (Speranza & Terenzi, 2005)라는 이름의 감압 모델을 제시하였다. 앞선 선행 연구들은 모두 압력 단계를 이산화하여 각각의 압력 단계에 해당하는 열역학적 물성들을 계산하였지만, 이 모델은 질량 보존 식과 에너지 보존 식에 대한 미분방정식을 품으로써 열역학적 물성들을 계산하였다. 먼저 질량 보존 식은 아래와 같다.

$$\frac{dN_i^V}{dt} = -N_i^D + N_i^{EL} - N_i^{CV} \quad (1)$$

$$\frac{dn_i^L}{dt} = -N_i^{EL} + N_i^{CV} \quad (2)$$

for $i = 1 \dots M$

N_i^a = A number of moles of component i in each phase
(Vapor and Liquid)

N_i^D = Discharge rate of component i

N_i^{CV}, N_i^{EL} = Rate of vaporization and condensation

다음으로 에너지 보존 식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}(n^V u^V) = & -h^V \dot{N}^D - h^{CV} \dot{N}^{CV} + h^{EL} \dot{N}^{EL} \\ & + \lambda^{WV} S^{WV} (T^{WV} - T^V) \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}(n^L u^L) = & h^{CV} \dot{N}^{CV} - h^{EL} \dot{N}^{EL} \\ & + \lambda^{WL} S^{WL} (T^{WL} - T^L) \end{aligned} \quad (4)$$

u^a = Internal energy in each phase (Vapor and Liquid)

h^a = Enthalpy in each phase (Vapor, Liquid, Condensed Vapor, Evaporated Liquid)

λ^{Wa} = Heat transfer coefficient between wall and each phase (V and L)

S^{Wa} = The area of interface between the phases and the wall contacted with them

T^a = Temperature of vapor(V), liquid(L), wall contacted with vapor(WV) and liquid(WL)

BLOW의 열전달 모델은 내부 유체와 내부 벽면, 외부 대기와 외부 벽면에 일어나는 대류 현상을 모두 전도 현상으로 단순화하여 모델을 구현하였다.

제 6 항 D'Alessandro and et al., 2015

이 연구에서는 VBSim(D'Alessandro, Giacchetta, Leporini,

Marchetti, & Terenzi, 2015)이라는 이름의 감압 과정 수치 모델을 발표한다. 이 모델은 BLOW와 동일하게 시간에 따른 미분방정식을 품으로써 열역학적 물성들을 계산하는 방법을 사용한다. 또한, 이 연구에서는 앞서 설명한 미분 방정식을 풀기 위한 자세한 CFD 기법을 언급하고 있다.

제 7 항 선행 연구의 한계점

선행 연구들은 각각 다른 가정 및 방정식을 사용하였기 때문에 서로 다른 한계점을 지니고 있다. BLOWDOWN의 경우, 공정 시뮬레이션에서 주로 사용하지 않는 대응 상태 이론을 사용하면서 계산의 로드가 심하고, 계산의 일관성에 문제가 가질 수 있다는 한계점이 있었다. 다음으로 BLOWDOWN은 벽면의 온도 구배를 고려하지 않고, 외부 벽면에서부터 내부 벽면까지의 온도를 일정하다고 가정하여 벽면의 온도를 정확히 예측하는 데에 한계가 존재한다. 다음으로 BLOW의 경우, 미분방정식의 복잡성을 덜고자 대류 현상을 모두 전도 현상으로 단순화하였기 때문에 현실성이 떨어지는 한계점이 있다. 마지막으로 VBsim의 경우에는 시간에 따른 열역학적 물성들의 미분방정식을 푸는 방법이, 압력 단계를 기준으로 열역학적 물성을 구하는 방법에 비해 정확도가 낮다는 한계점이 있다.

또, 선행 연구들에서는 감압 과정에 대한 알고리즘이 매우 제한적이라는 한계점을 가지고 있다. 첫째로, 내부 유체와 벽면 간에 발생하는 열 전달 모델, 특히 내부 액체와 벽면 간의 열 전달 모델에 대한 세부적인 설명이 부족하다. BLOWDOWN과 BLOWSIM은 각 영역의 열전달 유형을 소개하였지만 더 구체적인 모델에 대한 설명이 없었고, BLOW와 VBsim은 열전달 현상을 매우 단순하게 가정하였다. 다음으로, 밸브를

통해 배출되는 유체의 양을 계산하는 배출 유량 계산 모델에 대한 세부적인 설명 또한 부족하다. BLOWDOWN과 BLOWSIM은 모두 배출 유량 계산을 위한 가정 및 음속 계산 식을 소개하고 있지만 음속을 반영하여 전체 알고리즘을 구성하는 것에 대한 설명이 부족하다. BLOW와 VBSim은 배출 유량 계산에 구체적인 방법이 언급되어 있지 않다.

마지막으로, 각 선행 연구에서 사용한 소프트웨어의 내부 코드를 공개하고 있지 않아 사용에 한계가 존재한다.

제 4 절 본 연구의 목적

본 연구에서는 각각의 선행연구가 가진 한계점들을 해결하는 감압 과정 수치 모델을 제시한다. 탄소화합물에 적합한 PR EOS을 기반으로 한 열역학적 물성 계산 모듈을 구현하여 BLOWDOWN이 가진 한계점을 해결하고, 벽면의 온도 구배를 두는 비정상 전도를 고려한 벽면 내부의 열 전달 모델을 구현하여 BLOWSIM이 가진 한계점을 극복한다. 내부 유체와 그와 맞닿는 벽면 사이의 대류 열전달을 고려하여 BLOW가 단순화하였던 부분을 보완하고, 마지막으로 압력 단계를 기반으로 한 열역학적 물성 계산 알고리즘을 구성하여 VBSim보다 더 나은 정확도를 보이는 모델을 구현한다.

특히, 선행 연구들에서 제한적으로 설명되어 있던 열 전달 모델 및 배출 유량 계산 모델을 제시한다. 내부 액체와 그와 맞닿는 내부 벽면 사이의 혼합물의 핵 비등 현상을 고려한 열 전달 모델을 제시하고, pipe 내에서의 다상 유동의 음속 계산을 도입하여 선행 연구가 가지고 있었던 모호함을 해결하는 새로운 배출 유량 계산 모델을 제시한다.

종합해 보면, 본 연구에서는 감압 과정을 모사하는 시뮬레이션의 전체 알고리즘을 제시하며, 특히 혼합물의 핵 비등 현상을 고려한 열 전달 모델과 배출 유량 계산 모델을 소개한다.

제 2 장 감압 과정의 모델링

제 1 절 감압 과정의 주요 알고리즘

급격하게 압력이 떨어질 때 변화하는 내부 유체 및 벽면의 물성 및 조건을 구하는 것이 본 모델의 목적이다. 본 모델에서는 선행 모델 BLOWDOWN에서 제시되었던 압력 단계를 기준으로 모델을 구현한다. 각 압력 단계마다 고정된 비율로 압력이 감소할 때, 압력 단계에서 해당하는 열역학적 물성과 압력 단계 사이의 시간변화를 계산하는 것을 반복하여 목표 압력에 도달할 때까지 계산을 반복하는 형식이다. 압력의 고정 감소 비율은 다음과 같다.

$$P_i = 0.95P_{i-1} \quad (5)$$

P_i = 현재 단계의 압력

P_{i-1} = 이전 단계의 압력

감압 과정은 급격하게 일어나는 과정이기 때문에 압력 용기 내에 기상과 액상이 존재할 때, 두 상간에 비평형 (non-equilibrium) 상태가 이

루어진다. 따라서 두 상의 온도가 다르게 되고, 두 상 사이에 물질 및 에너지 교환이 일어나게 된다. 교환되는 양을 계산하기 위하여 본 모델에서는 각 상에 대해 플래시 계산을 수행하게 되고, 기상에 대한 플래시 계산의 결과로 응축되는 기체 (Condensed Vapor), 액상에 대한 결과로 기화되는 액체 (Evaporated Liquid)를 얻게 된다. 이 계산에 사용되는 플래시 계산 모듈을 선행 연구(고윤애, 2017)를 참조하여 수행하였다.

본 모델을 구현하기 위해 몇 가지의 가정이 필요하다. 첫 번째로 액체나 기체 내부에서는 평형을 가정한다. 따라서 기상 및 액상 내부에서는 온도 및 압력이 동일하다. 두 번째로 각 압력 단계에서 일어나는 플래시 계산에 의해 계산되는 응축되는 기체와 기화되는 액체는 즉시 발생한다고 가정한다. 마지막으로 압력 용기 내부에서의 유체의 팽창은 외부로부터 들어오는 열이 엔트로피에 반영되어 엔트로피 값이 시간에 따라 변하는 폴리트로픽 경로를 따른다고 가정한다. 본 연구에서는 각각의 상에 전달되는 열의 양을 계산하여 이를 엔트로피 업데이트에 반영한다.

그림 8은 본 수치 모델의 어느 한 압력 단계에서 기상과 액상간의 물질 교환 메커니즘을 보여준다. 이전 단계의 액상과 응축된 기체상이 합쳐져 플래시 계산을 통해 현재 단계에서의 액상과 기화되는 액체 상이 계산되는 것을 확인할 수 있고, 이전 단계의 기체 상과 현재 단계의 기화되는 액체 상이 합쳐져 현재 단계에서의 기상, 배출되는 기체, 응축되는 기체 상이 계산되는 것을 확인할 수 있다. 이와 같이 한 압력 단계에서는 일시적인 상으로써 응축되는 기체와 기화되는 액체 상이 수시로 존재한다. 본 모델에서는 모델 구현의 편의성을 높이기 위하여 압력 용기 내에 존재하는 전체 액상을 zone 2, 기상을 zone 1으로 정의한다.

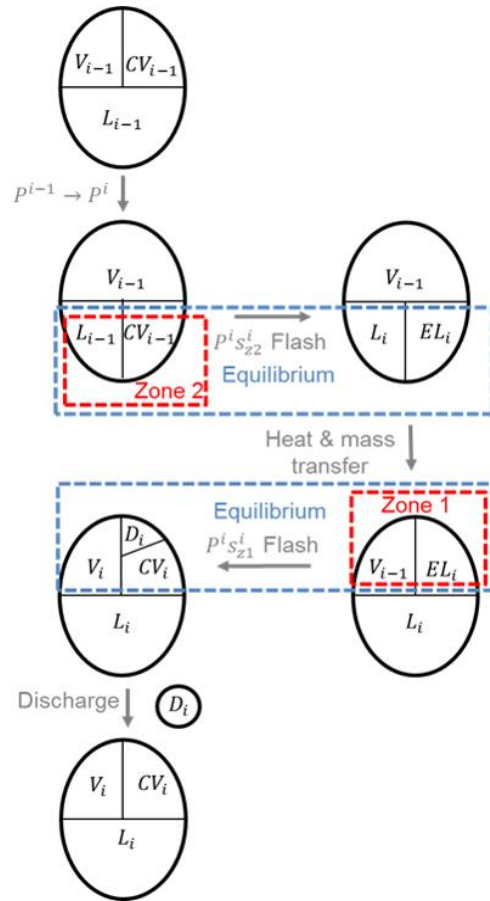


그림 8 한 압력 단계에서의 물질 교환⁴

이를 기반으로 하는 감압 과정의 세부 알고리즘은 다음과 같다.

- 1) 현 단계의 압력 계산
- 2) 전 단계와 현 단계 사이의 시간 변화 및 내부 기체와 액체의 엔트로피 가정

⁴ (고윤애, 2017)

- 3) 전 단계의 응축된 기체와 액체를 합쳐서 현 단계의 증발하는 액체의 조성 및 양을 계산
- 4) zone 2의 열전달량 계산 및 zone 2와 맞닿는 벽면의 온도 계산
- 5) 열전달량을 반영하여 zone 2에서의 엔트로피 업데이트
- 6) 3)에서 계산한 증발된 액체와 전 단계에서의 기체를 합쳐 플래시 계산을 통해 현 단계의 액화되는 액체의 조성 및 양을 계산
- 7) 블로우다운 밸브를 통해 배출되는 유량 계산
- 8) zone 1의 열전달량 계산 및 zone 1과 맞닿는 벽면의 온도 계산
- 9) 열전달량을 반영하여 zone 1에서의 엔트로피 업데이트
- 10) 7)에서 구한 배출되는 유량을 통해 시간 변화 업데이트
- 11) 2)에서 가정했던 엔트로피 및 시간 변화와 5), 9), 10)에서 계산한 값을 비교

A. 값의 차이가 공차(tolerance)보다 작은 경우

현 단계에서의 계산을 종료하고 다음 단계로 넘어감

B. 값의 차이가 공차보다 클 경우

내부 유체의 양, 엔트로피, 조성, 온도 정보를 현 iteration에서 계산한 값으로 업데이트하고 3)으로 돌아가 계산 반복

세부 알고리즘에 포함되는 엔트로피, 몰 부피, 열 용량 등의 열역학적 물성 계산은 선행 연구(류시진, 2016)을 기반으로 하였으며 엔트로피

업데이트 식은 선행 연구(고윤애, 2017)를 참조하였다. 이 알고리즘을 수행하면 zone 1과 zone 2 그리고 이와 맞닿는 벽면의 온도 변화를 알 수 있으며, 압력 용기 내부의 압력 변화 및 시간에 따른 배출 유량도 결과로 얻어진다.

알고리즘에서 알 수 있듯이 열전달량과 온도 계산을 위해 정확한 열전달 모델이 필요하여 배출되는 유량 및 압력 단계 사이의 시간 변화 계산을 위해 정확한 배출 유량 계산 모델이 필요하다.

제 2 절 감압 과정의 열 전달 모델

내부 유체와 내부 벽면 간, 외부 대기와 외부 벽면 간에는 감압 과정이 진행되면서 내부 유체의 온도가 떨어지게 되고 이에 의해 벽면의 온도도 이에 영향을 받아 감소하면서 내부 유체와 내부 벽면, 외부 대기와 외부 벽면 각각에 대해 온도 차이가 발생하게 되고, 이에 따라 각각 열 교환이 발생한다. 이 때 발생하는 열 교환량은 유체와 내부 벽면의 온도 및 엔트로피 계산에 반영되고 이는 전체 알고리즘의 수렴성 및 정확도에 큰 영향을 미치기 때문에 정확한 열전달 모델을 구축하는 것이 중요하다.

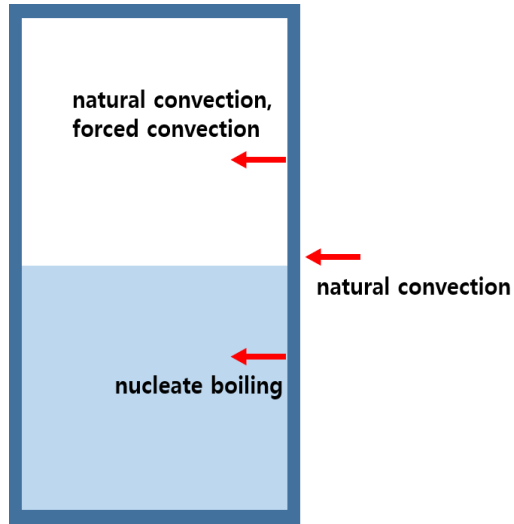


그림 9 압력 용기 내부 및 외부의 열전달

그림 9와 같이 내부 유체의 상에 따라 발생하는 열 전달 유형이 각각 다르기 때문에 각각 다른 방법을 적용하여 열전달량을 계산해야 한다.

제 1 항 내부 기체와 벽면 사이의 열 전달

서론에서 언급하였듯이 내부 기체와 벽면 사이의 열 전달을 위해서는 자연 대류 및 강제 대류를 모두 고려하여야 한다. 대류 현상에서의 열전달량을 구하는 식은 아래와 같다.

$$\dot{Q} = \frac{k}{L_c} \cdot Nu \cdot A \cdot (T_{\text{surface}} - T_{\text{fluid}}) \quad (6)$$

\dot{Q} = 열전달율

k = 유체의 열전도도

L_c = 특성장 길이

Nu = Nusselt number

A = 유체와 벽면의 접촉 면적

$T_{surface}$ = 내부 벽면의 온도

T_{fluid} = 내부 기체의 온도

열전달량을 계산하기 위해서는 열전달과 관련한 무차원 수인 Nusselt Number를 구하는 것이 중요하다.

제1목 자연 대류의 Nusselt Number

자연 대류에 의한 Nusselt Number는 압력 용기의 면에 따라 아래와 같이 주어진다.

– 용기 벽면 (Churchill & Chu, 1975)

$$Nu^{nat} = \left(0.825 + \frac{0.387Ra^{1/6}}{((1 + 0.592/Pr)^{9/16})^{8/27}} \right) \quad (7)$$

– 용기 윗면 (Cengel, Ghajar, & Ma, 2011)

$$Nu^{nat} = 0.27Ra^{1/4} \quad (10^5 \leq Ra \leq 10^{10}) \quad (8)$$

– 용기 아랫면 (Cengel et al., 2011)

$$Nu^{nat} = 0.54Ra^{1/4} \quad (10^4 \leq Ra \leq 10^7) \quad (9)$$

$$Nu^{nat} = 0.15Ra^{1/4} \quad (10^7 \leq Ra \leq 10^{11}) \quad (10)$$

Ra = Rayleigh Number

Pr = Prandtl Number

자연 대류는 밀도 차이에 의해 수직으로 생기는 흐름에 대한 열 전달이

기 때문에 용기 벽면에 대한 Nusselt Number 식과 윗면, 아랫면에 대한 Nusselt Number 식이 구조적으 다를 수 있다.

제2목 강제 대류의 Nusselt Number

강제 대류에서는 강제적으로 발생하는 흐름을 고려하는 것이므로 유체의 흐름의 속도를 구하는 것이 중요하다. 이 때, 본 감압 모델에서의 유체의 속도는 배출되는 유량이 부피를 남은 유체를 채워나가는 속도를 계산함으로써 얻는다. 그 식은 다음과 같다.

$$u^{\text{discharged}} = \frac{v^{\text{discharged}}}{A_{\text{vessel}} \Delta t} \quad (11)$$

$u^{\text{discharged}}$ = 유체의 선속

$v^{\text{discharged}}$ = 빠져나간 유체의 부피

A_{vessel} = 압력 용기의 단면적

Δt = 압력 단계 사이의 시간 변화

이 때, 유체의 선속은 Reynolds Number를 구할 때 반영된다. 압력 용기 면에 따른 강제 대류의 Nusselt Number를 구하는 식은 다음과 같다.

– 용기 벽면 (Gnielinski, 1976)

$$Nu^{\text{for}} = \frac{(f/8)(Re - 1000)Pr}{1.07 + 12.7(f/8)^{0.5}(Pr^{0.67} - 1)} \quad (12)$$

– 용기 윗면, 아랫면 (Churchill & Ozoe, 1973)

$$\text{Nu}^{\text{for}} = \frac{1.128\text{Pr}^{0.5}\text{Re}^{0.5}}{(1 + (0.0468/\text{Pr})^{0.67})^{0.25}} \quad (13)$$

$$f = 1.79(\log(\text{Re}) - 1.64)^{-2} \quad (14)$$

Re = Reynolds Number

f = Friction Factor

제3목 자연대류와 강제대류의 합성

자연 대류와 강제 대류를 복합적으로 고려하기 위하여 아래의 식을 사용하여 최종적인 Nusselt Number를 구한다.

$$\text{Nu}^{\text{comb}} = \left((\text{Nu}^{\text{nat}})^3 + (\text{Nu}^{\text{for}})^3 \right)^{1/3} \quad (15)$$

Nu^{comb} = Combined Nusselt Number

Combined Nusselt Number는 최종적으로 식 (6)에 대입되어 내부 기체가 내부 벽면으로 받는 열전달량을 계산할 수 있다.

제 2 항 외부 대기와 벽면 사이의 열 전달

외부 대기와 벽면 사이의 열 전달은 밀도 차에 의한 자연 대류 현상이 일어난다. 외부 대기는 내부 기체와는 달리 강제적인 흐름이 존재하지 않으므로 자연 대류만을 고려하면 된다. 열전달량 계산 방법은 1 항에서 설명하였던 것과 동일하다.

제 3 항 내부 액체와 벽면 사이의 열 전달

일반 대류보다 핵 비등 현상이 일어날 때, 열 전달이 더 많이 일어나

므로 새로운 경험식을 사용하여야 한다. 본 모델에서는 선행 연구 (Mahgerefteh & Wong, 1999)에서도 언급되었던 Rohsenow Correlation(Rohsenow, 1952)을 사용한다.

$$\alpha_{nb,I} = \mu_{liq} h_{fg} \sqrt{\left[\frac{g(\rho_{liq} - \rho_{EL})}{\sigma} \right]} \left(\frac{C_{p,liq} \Delta T_e}{C_{sf} h_{fg} (Pr_{liq})^n} \right)^3 \quad (16)$$

$$\alpha_{nb} = \frac{q}{\Delta T_e} \quad (17)$$

$\alpha_{nb,I}$ = Nucleate boiling heat transfer coefficient for pure substance

μ_{liq} = Viscosity of liquid

h_{fg} = Latent heat of vaporization for liquid

g = Gravitational acceleration

ρ_{liq} = Density of liquid

ρ_{EL} = Density of evaporated liquid

σ = Surface tension of liquid

$C_{p,liq}$ = Specific heat capacity of liquid at constant process

ΔT_e = Temperature difference between wall and bubble point of liquid

C_{sf}, n = Parameter concerned with interaction between the liquid and the wall

Pr_{liq} = Prandtl number of liquid

이 식을 사용하여, 핵 비등 열전달계수를 구할 수 있다. Prandtl Number의 자승인 n 은 물을 제외한 경우 1.7의 값을 사용한다. C_{sf} 는 벽면의 재질과 내부 액체의 조합에 따라 결정되는 실험적 인자로, 본 모델

에는 0.013의 값이 적용되었다. (Vachon R. I., 1968)

하지만 순물질이 아닌 혼합물의 경우 위 식으로 계산된 핵 비등 열전달계수는 고압 조건에서 현실성이 떨어지는 큰 값이 나온다. 이를 보정해주기 위하여 순물질을 가정하여 Rohsenow Correlation으로 구한 핵 비등 열전달계수를 혼합물에 맞게 보정해주는 Thome Correlation을 사용한다.

$$\frac{\alpha_{nb}}{\alpha_{nb,I}} = \left\{ 1 + \frac{\alpha_{nb,I}}{q} \Delta\theta_{bp} \left(1 - \exp \frac{-q}{\rho_{liq} h_{fg} \beta_{ml}} \right) \right\}^{-1} \quad (18)$$

α_{nb} = Nucleate boiling heat transfer coefficient for mixture

$\Delta\theta_{bp}$ = Difference between dew point and bubble point of liquid

β_{ml} = Mass transfer coefficient in liquid (set to fixed value of 0.0003m/s)

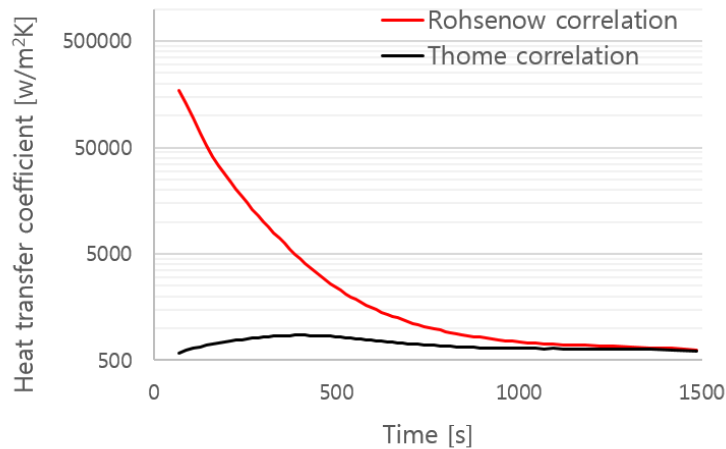


그림 10 감압 중, 핵 비등 열전달계수

그림 10은 감압이 진행될 때, Thome correlation에 의해 보정되지 않

은 핵 비등 열전달계수 값(빨간 선)과 보정된 값(검정 선)의 변화를 보여준다. 감압 초기의 고압 상태일 때 보정되지 않은 값이 비상식적으로 큰 값이 나오는 것과 Thome correlation으로 잘 보정되어 현실적인 값이 나오는 것을 확인할 수 있다.

제 3 절 배출 유량 계산 모델

앞서 설명했듯이 압력 용기에 연결되어 있는 밸브의 오리피스의 온도 압력 조건에서 유체의 음속에 의해 배출 유량이 결정된다. 오리피스에서의 압력을 찾기 위하여 에너지 보존 식 및 등엔트로피 가정이 포함이 된다. (A. Haque et al., 1990)

$$h_0 = h_c + \frac{1}{2} u_s^2 \quad (19)$$

$$s_0 = s_c \quad (20)$$

- h_0 = 밸브 전단에서의 유체 엔탈피
- h_c = 밸브 오리피스에서의 유체 엔탈피
- s_0 = 밸브 전단에서의 유체 엔트로피
- s_c = 밸브 오리피스에서의 유체 엔트로피
- u_s = 밸브 오리피스에서의 유체 음속

선행 연구(Wong, 1998)에서는 유체의 음속을 구할 때, 다상과 단상을 다른 식을 사용하여 계산한다. 하지만 다른 식을 사용함으로써 단상에서 다상으로 변하는 부분에서 에너지 차이가 불연속적인 부분을 보인다. 이

는 에너지 보존 식을 만족하는 밸브 오리피스에서의 압력을 찾고, 배출 유량을 결정하는 것을 어렵게 한다.

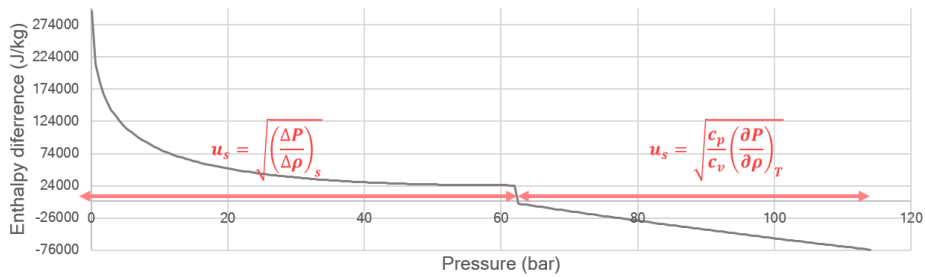


그림 11 압력에 따른 에너지 차이

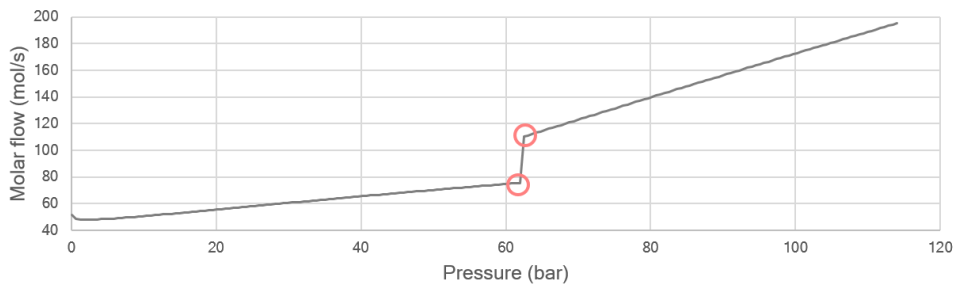


그림 12 압력에 따른 배출 유량

그림 11에서 다상 유동의 음속을 구하는 식(왼쪽 부분)과 단상일 경우의 식(오른쪽 부분)이 차이로 에너지 차이가 불연속적인 부분을 가지며, 그림 12에서 배출유량도 불연속적인 값을 가지므로 배출 유량을 결정하는 데에 제한이 있다.

따라서 본 연구에서는 pipe를 지나가는 다상 유동의 음속 계산 식을 도입한다. (Nguyen, Winter, & Greiner, 1981) 이 식은 다상 유동 내에서 기체와 액체 간의 상호 작용을 고려하여 음속 값을 보정해 준다.

– 다상 유동 내에서 기체의 음속

$$a_{E,G}^2 = \frac{1}{\frac{1}{a_G^2} + \frac{1-\alpha}{\alpha} \frac{\rho_G}{\rho_L} \frac{1}{a_L^2}} \quad (21)$$

– 다상 유동 내에서 액체의 음속

$$a_{E,L}^2 = \frac{1}{\frac{1}{a_L^2} + \frac{\alpha}{1-\alpha} \frac{\rho_L}{\rho_G} \frac{1}{a_G^2}} \quad (22)$$

$a_{E,G}$ = 다상 유동 내에서의 기체의 음속

$a_{E,L}$ = 다상 유동 내에서의 액체의 음속

a_G = 단상에서의 기체의 음속

a_L = 단상에서의 액체의 음속

α = 기체와 액체의 단면적의 비율

ρ_G = 기체의 밀도

ρ_L = 액체의 밀도

식의 형태를 보면 단상일 때의 기상 혹은 액상의 음속이 액상 혹은 기상의 음속에 영향을 받아 보정되는 것을 확인할 수 있다.

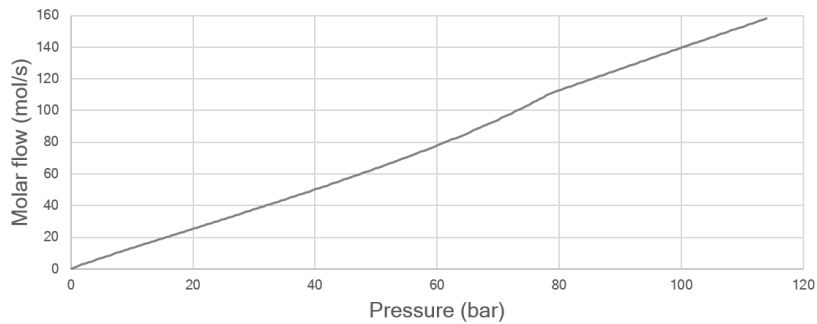


그림 13 보정된 음속으로 계산한 압력에 따른 배출 유량

그림 13을 보면 압력에 따라 불연속적인 부분이 생기지 않고 연속적으로 이어져서 배출 유량을 잘 결정할 수 있다.

배출유량 계산 모듈의 알고리즘은 다음과 같다.

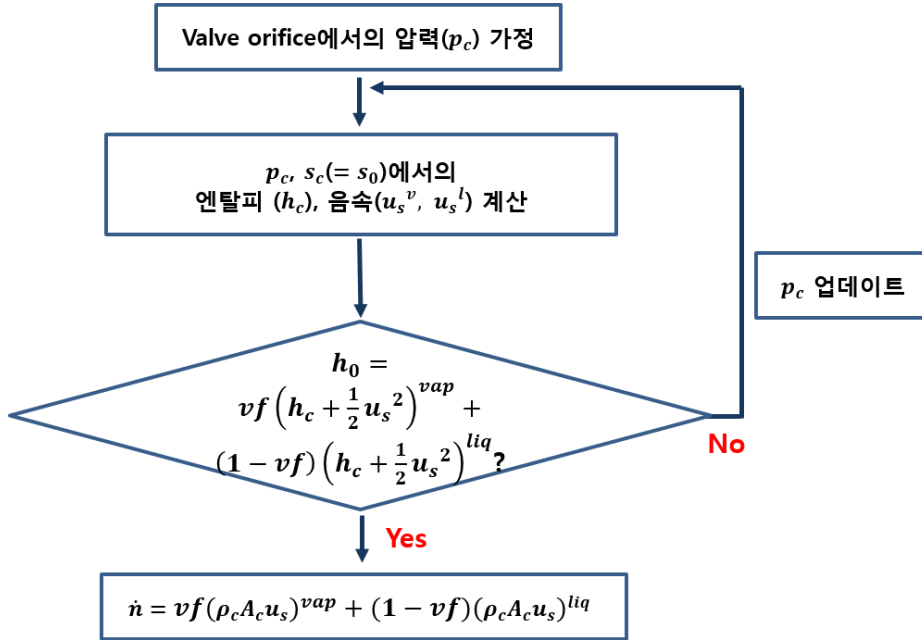


그림 14 배출 유량 계산 알고리즘

먼저, 밸브 오리피스의 압력을 가정하여 그 때에서의 엔탈피, 음속 값을 구하여 에너지 보존식이 성립하는지를 판정하는 절차를 거친다. 성립할 경우 배출유량을 계산하게 되고, 성립하지 않는 경우 밸브 오리피스의 압력을 업데이트하여 이 절차를 반복 수행함으로써 에너지 보존 식을 만족하는 밸브 오리피스의 압력을 찾는다.

제 3 장 시뮬레이션 결과

본 연구의 수치 모델을 검증하기 위하여 실험 데이터 및 선행 연구의 시뮬레이션 결과, 상용 소프트웨어의 시뮬레이션 결과를 비교하였다. 검증에 사용된 선행 연구 및 상용 소프트웨어는 다음과 같다.

- 선행연구

BLOWDOWN, BLOWSIM, BLOW, VBsim

- 상용 소프트웨어

HYSYS v.9, VessFire1.2

제 1 절 실험 결과 **case** 및 용기 제원

제 1 항 Case 1 (M. Haque, Richardson, Saville, et al., 1992)

- 초기 압력: 120 bar, 초기 온도: 293K
- 조성: 66.5mol% C1, 3.5mol% C2, 30mol% C3

제 2 항 Case 2 (Szczepanski, 1994)

- 초기 압력: 117.51 bar, 초기 온도: 293K
- 조성: 64mol% C1, 6mol% C2, 28mol% C3, 2mol% nC4

제 3 항 Case 3 (M. Haque, Richardson, Saville, et al., 1992)

- 초기 압력: 120 bar, 초기 온도: 303K
- 조성: 85.5mol% C1, 4.5mol% C2, 10mol% C3

제 4 항 용기의 제원

세 case 모두 동일한 제원의 수직 용기를 사용하였고, 재질은 Stainless Steel Grade 304이며 제원은 다음과 같다.

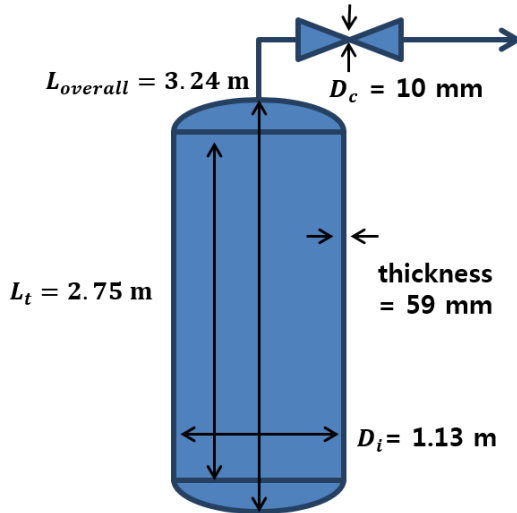
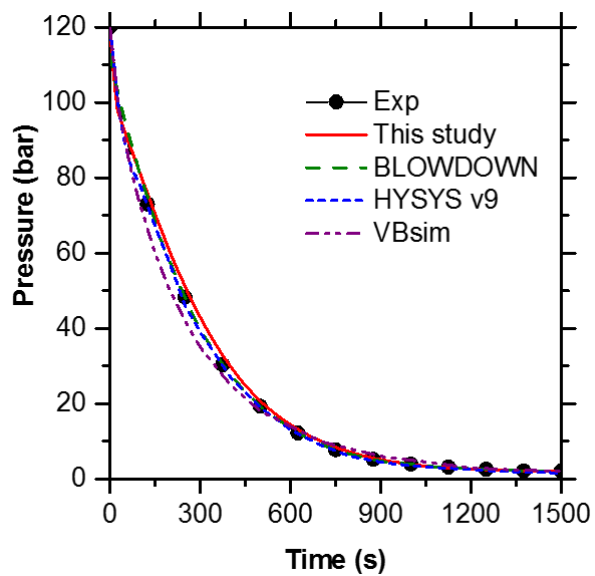


그림 15 실험에 사용된 압력 용기의 제원

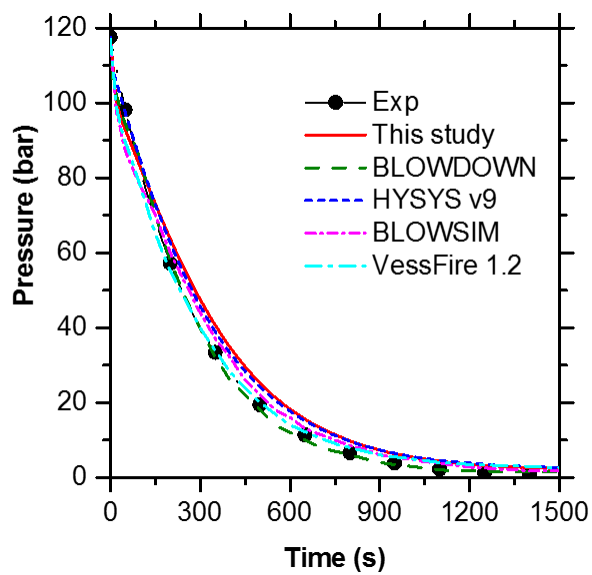
이 수직 용기는 윗부분과 아랫부분이 볼록한 접시구형 형태를 가지며, 본 연구에서는 이를 구의 일부분으로 가정하여 내부 및 외부의 부피와 겉넓이를 계산하였다.

제 2 절 용기 내부의 압력 변화

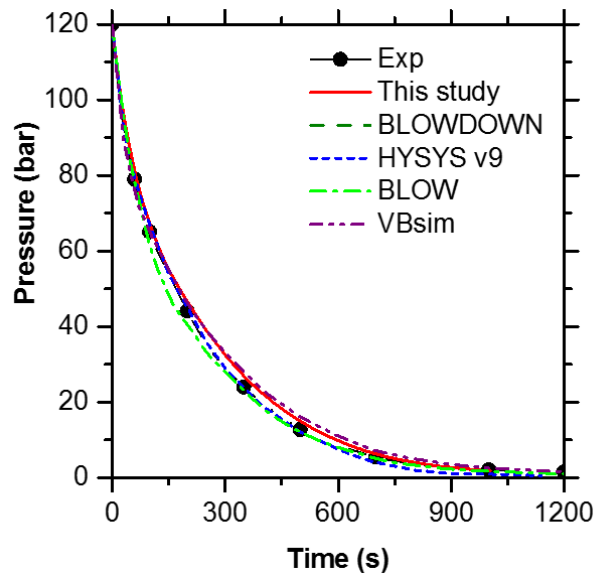
감압 중, 용기 내부의 압력은 내부의 유체가 얼마나 밖으로 빠져나가는 지에 따라 결정된다. 따라서 이 그래프를 통해 압력 변화뿐만 아니라 배출 유량 계산 모델의 정확도를 확인할 수 있다.



Case 1



Case 2



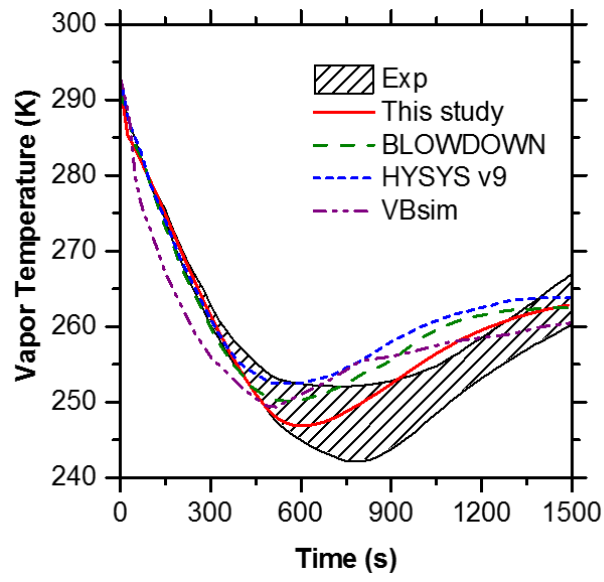
Case 3

그림 16 갑압 중 시간에 따른 압력 변화

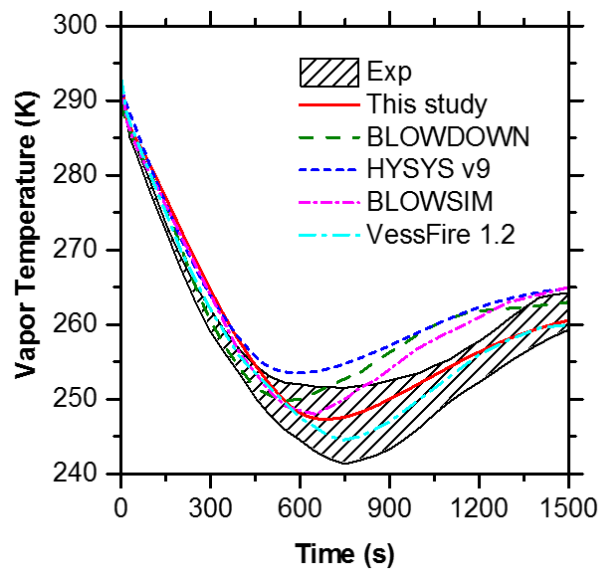
갑압 중 시간에 따른 압력은 고압인 갑압 초반부에는 급격하게 감소하다가 시간이 지날수록 점차 완만하게 감소하는 경향을 보이는 것을 확인할 수 있다. 실험 결과 및 시뮬레이션 결과를 보면 본 모델을 포함한 모든 결과가 실험 결과와 비교하였을 때 높은 정확도를 보이고 있음을 확인할 수 있다.

제 3 절 내부 기체의 온도 변화

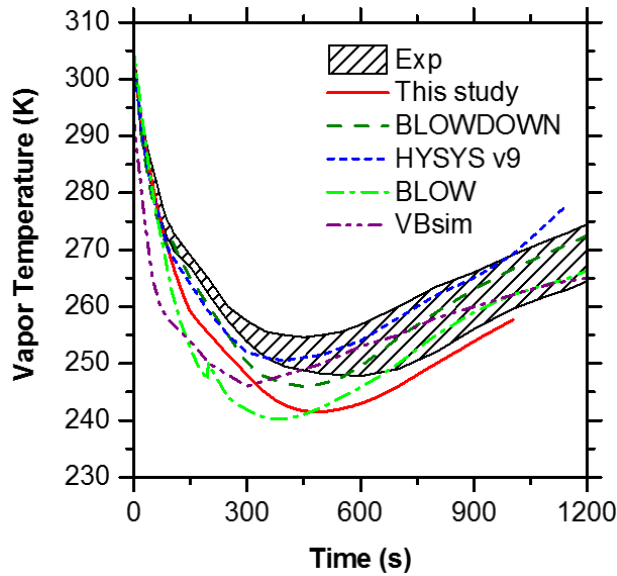
내부 기체는 상대적으로 열 용량이 작기 때문에 갑압 초반에는 에너지를 잃으면서 급격하게 온도가 떨어지게 된다. 하지만 갑압 후반부에서는 벽면으로부터 들어오는 열에 의해 다시 온도가 회복되는 추이를 보이게 된다.



Case 1



Case 2



Case 3

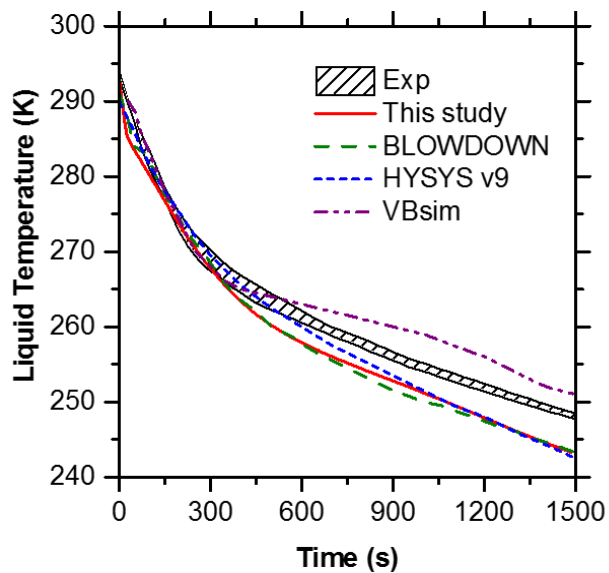
그림 17 감압 중 내부 기체의 온도 변화

Case 1과 Case 2의 결과를 보면 선행연구와 상용 소프트웨어의 결과보다 본 연구가 높은 정확도를 보이는 것을 알 수 있다. 선행 연구의 결과들은 감압이 시작한지 900초가 지난 때부터 실험 결과보다 온도를 더 높게 예측하고 있다. 이는 감압 후반부에 벽면으로부터 들어오는 열량을 실제보다 높게 예측하고 있거나, 액체로부터 기화되는 양이 실험 결과보다 적게 예측되어 작은 양의 기체가 열을 받음으로써 나타나는 현상이라고 해석할 수 있다.

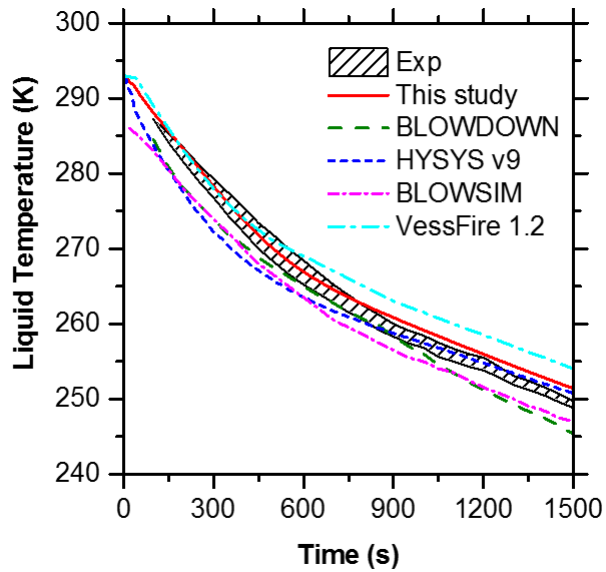
대응 상태 이론을 사용하고 있는 BLOWDOWN과 미분방정식으로 접근한 BLOWSIM이 모두 감압 후반부에 실험 결과를 맞추지 못하지만 상태방정식을 기반으로 한 열역학적 물성 계산과 압력 단계에 따른 감압 알고리즘을 사용하는 본 연구는 높은 정확도로 기체의 온도 변화를 맞추고 있다.

Case 3의 경우 전반적으로 온도를 낮게 예측하고 있다. 다른 Case에 비해 메탄의 비율이 높은 이유로 플래시 계산의 수렴성과 정확도에 문제가 따르는 것으로 나타났다. 또한 실험 결과와 물성 예측 프로그램은 REFPROP의 phase envelop 또한 일치하지 않은 경향을 보이고 있기 때문에 Case 3는 실험 결과에 대한 검증과 더 많은 연구가 필요할 것으로 보여진다. 시뮬레이션 결과가 높은 정확도를 보여주지는 않지만 경향을 잘 따라가고 있는 것을 확인할 수 있다.

제 4 절 내부 액체의 온도 변화



Case 1



Case 2

그림 18 감압 중 내부 액체의 온도 변화

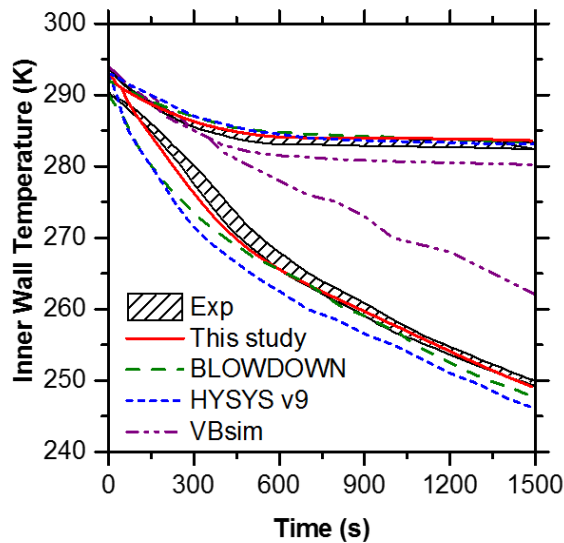
내부 액체는 기체에 비해 열 용량이 크기 때문에 기체와 같이 급격하게 온도가 감소하지 않고 서서히 감소하는 경향을 보여준다. 그리고 열 용량이 크기 때문에 감압 후반부에 벽면으로부터 들어오는 열에 의해 온도가 반등하는 것이 아닌 서서히 감소하는 추세를 보여준다.

내부 액체의 온도 변화의 경우 Case 3는 실험 결과가 없기 때문에 결과를 보이지 않았다. Case 1의 경우, VBsim을 제외한 다른 시뮬레이션 결과는 감압 초반부에는 온도를 잘 맞추지만 후반부에 온도를 더 낮게 예측하고 있는 것을 확인할 수 있었다. 이는 벽면으로부터 들어오는 열의 양을 작게 예측하였거나 실험 결과보다 감압 후반부에 기화되는 액체의 양이 적게 예측된 것에 의한 효과로 볼 수 있다. Case 2의 경우 감압 초반부에는 HYSYS v.9과 BLOWDOWN, BLOWSIM이 온도를 낮게 예측하고 있으며, VessFire 1.2는 감압 후반부에 온도를 높게 예측하는 것

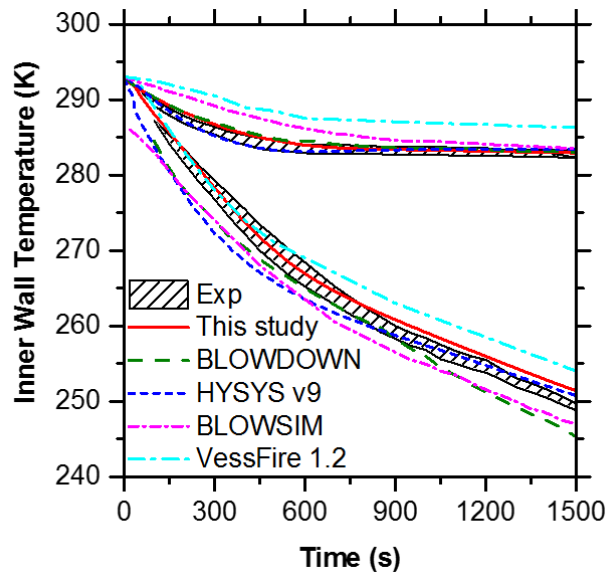
을 확인할 수 있다. 본 연구는 감압 전 과정에 걸쳐 온도를 높은 정확도로 맞추고 있다.

제 5 절 내부 벽면의 온도 변화

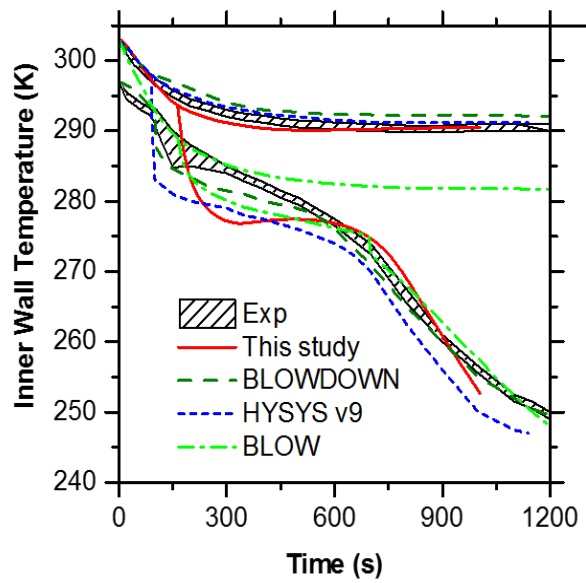
감압 중 내부 벽면의 온도 변화는 기체와 맞닿아 있는 벽면의 온도 변화인 윗부분과 액체와 맞닿아 있는 벽면의 온도 변화인 아랫부분으로 나뉘게 된다. 먼저, 기체와 맞닿은 벽면의 온도는 감압 초반에 급격히 떨어지는 기체의 온도에 의해 감소하지만 감압 후반부로 갈수록 온도가 변하지 않는 경향을 보인다. 액체와 맞닿은 벽면은 높은 열 용량을 가지는 액체에게 열을 빼기면서 액체 온도와 비슷한 경향으로 감압 내내 감소하는 추이를 보인다.



Case 1



Case 2



Case 3

그림 19 감압 중 내부 벽면의 온도 변화

먼저, 기체와 맞닿은 벽면의 온도를 살펴보면 전반적으로 높은 정확도를 보이는 것을 확인할 수 있다. Case 2에서 BLOWSIM의 결과를 보면 전체적으로 벽면의 온도를 높게 예측하는 모습을 보이는데, 이는 BLOWSIM이 벽면의 온도 구배를 고려하지 않고 벽면의 전구간이 온도가 동일하다고 가정했기 때문에 나타나는 문제로 해석할 수 있다. 유체와 바로 맞닿은 내부 벽면의 온도는 외부 벽면보다 거 크게 감소하게 되는데 위의 가정에 의해 과소평가될 수 있다. 본 연구에서는 온도 구배를 고려한 비정상 열전도 모델을 적용하여 모든 case에 대해 높은 정확도를 보이는 것을 확인할 수 있다. Case 3를 보면 BLOW의 결과가 실험 결과보다 훨씬 낮게 예측하고 있는 것을 확인할 수 있다. 이는 미분방정식을 사용하여 감압 현상을 모사할 경우 어떤 case에 대해 안전성에 제한이 생긴다고 해석할 수 있다. 본 연구에서는 고정된 비율로 감소하는 압력 단계를 기반으로 높은 정확도를 보이고 있다.

액체에 대한 벽면의 온도를 살펴보면 Case 1, 2에서 VBsim을 제외한 시뮬레이션 결과가 실험 결과와 비교하였을 때 높은 정확도를 보이는 것을 확인할 수 있다. VBsim의 경우, BLOW와 마찬가지로 미분방정식에 기반을 둔 알고리즘의 의해 부정확한 결과를 보인다고 해석할 수 있다. Case 3의 경우, 시뮬레이션 결과가 전반적으로 감압 초기에 낮게 예측하고 있다. 앞서서 설명하였듯이 Case 3는 실험 결과의 정확도에 대한 검증과 추가적인 연구를 통해 더 나은 결과를 보일 수 있을 것으로 보인다.

제 4 장 결론

본 연구에서는 감압 과정 전체를 모사하는 시뮬레이션의 세부 알고리즘을 제시하였다. 특히, 감압 과정 모사에서 중요한 역할을 하는 열 전달 모델과 배출 유량 계산 모델을 개선하였다.

먼저, 내부 기체와 내부 벽면, 외부 대기와 외부 벽면 사이의 열 전달 현상을 강제 대류 및 자연 대류를 반영하여 구성하여 정확도를 높였다. 다음으로 내부 액체와 내부 벽면 간 열전달 모델에서는 내부 액체 벽면의 높은 온도에 의해 끓으면서 발생하는 핵 비등 현상을 반영하였으며, 혼합물의 핵 비등 열전달계수를 계산하여 현실성을 높였다.

다음으로 단상과 다상의 음속 계산이 상이함으로부터 발생하는 불연속점을 해결하기 위해 pipe 내의 다상 유동에서 기체와 액체 간 서로 상호 작용에 의해 음속이 보정되는 식을 도입하였고, 이를 기반으로 새로운 배출 유량 계산 모델 및 알고리즘을 구성하였다.

마지막으로 공개된 감압 과정의 실험 결과들과 선행 연구 모델들 그리고 상용 소프트웨어와의 결과 비교를 통하여 본 연구의 수치 모델의 정확도를 검증하였다.

본 모델의 정확도 및 범용성을 높이기 위하여 아래와 같은 부분의 개선점이 필요하다.

- Ps, Ph 플래시 계산 모듈을 PT 플래시 계산 모듈과 독립적으로 구현하여 계산의 정확도 및 속도 개선
- PR EOS에서 확장하여 다양한 EOS 기반의 물성 계산식을 검토하여 고압, 저온과 같은 상황에서 높은 정확도를 보이는 물성 계

산 모듈 구현

- 고압에서의 높은 정확도를 이동 물성 예측 기법을 도입하여 수치 모델의 정확도를 개선
- 핵 비등 현상의 쓰이는 인자 값들에 대한 검토를 통해 본 감압 과정에 더 적합하고 정확도를 높이는 값을 도입

참고 문헌

- API. (2007). *API Standard 521 : Pressure-relieving and Depressuring Systems, 5th ed.*: American Petroleum Institute (API), Washington DC.
- Cengel, Y. A., Ghajar, A. J., & Ma, H. (2011). *Heat and Mass Transfer: Fundamentals & Applications, 4e.* McGraw-Hill.
- Churchill, S. W., & Chu, H. H. (1975). Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a vertical plate. *International journal of heat and mass transfer*, 18(11), 1323-1329.
- Churchill, S. W., & Ozoe, H. (1973). Correlations for laminar forced convection in flow over an isothermal flat plate and in developing and fully developed flow in an isothermal tube. *Journal of Heat Transfer*, 95(3), 416-419.
- D'Alessandro, V., Giacchetta, G., Leporini, M., Marchetti, B., & Terenzi, A. (2015). Modelling blowdown of pressure vessels containing two-phase hydrocarbons mixtures with the partial phase equilibrium approach. *Chemical Engineering Science*, 126, 719-729.
- Gnielinski, V. (1976). New equations for heat and mass-transfer in turbulent pipe and channel flow. *International chemical engineering*, 16(2), 359-368.
- Haque, A., Richardson, S., Saville, G., & Chamberlain, G. (1990). Rapid depressurization of pressure vessels. *Journal of loss prevention in the process industries*, 3(1), 4-7.
- Haque, M., Richardson, S., & Saville, G. (1992). Blowdown of pressure vessels. I. Computer model. *Trans IChemE, Part B, Proc Safe Env Prot*, 70(B1), 3-9.
- Haque, M., Richardson, S., Saville, G., Chamberlain, G., & Shirvill, L. (1992). Blowdown of pressure vessels. II. Experimental validation of

- computer model and case studies. *Trans IChemE, Part B, Proc Safe Env Prot*, 70(B1), 10-17.
- Mahgerefteh, H., & Wong, S. M. (1999). A numerical blowdown simulation incorporating cubic equations of state. *Computers & Chemical Engineering*, 23(9), 1309-1317.
- Nguyen, D., Winter, E., & Greiner, M. (1981). Sonic velocity in two-phase systems. *International Journal of Multiphase Flow*, 7(3), 311-320.
- Nukiyama, S. (1934). The Maximum and Minimum Values of the Heat Q Transmitted from Metal to Boiling Water under Atmospheric Pressure. *Journal Japan Soc. Mech. Engrs*, 37, 367-374.
- Rohsenow, W. M. (1952). A Method of Correlating Heat Transfer Data for Surface Boiling of Liquids. *Trans ASME*, 74, 969-976.
- Speranza, A., & Terenzi, A. (2005). Blowdown of hydrocarbons pressure vessel with partial phase separation. *arXiv preprint arXiv:1101.0969*.
- Sutar, M. S. S., Kale, M. G. S., & Merad, M. S. H. (2014). Analysis of ductile-to-brittle transition temperature of mild steel. *Int J Innov Engng Res Technol*, 1(1), 1-10.
- Szczepanski, R. (1994). *Simulation programs for blowdown of pressure vessels*. Paper presented at the IChemE SONG Meeting.
- Vachon R. I., N. G. H. T. G. E. (1968). Evaluation of constans for Rohsenow pool boiling correlation. *Journal of Heat Transfer*, 90, 239-247.
- Wong, M. A. (1998). *Development of a mathematical model for blowdown of vessels containing multi-component hydrocarbon mixtures*. University of London.
- 고윤애. (2017). *압력용기 내 다상 혼합물의 비정상상태 비평형 블로우다운 모델링*. 서울대학교.
- 류시진. (2016). *압력 용기의 비 정상 상태 감압 과정에 대한 상태 방정식 기반 열역학 모델 연구 / 류시진*. 서울 : 서울대학교 대학원, 2016, 서울.

Abstract

A pressure vessel in offshore operation faces overpressure problems due to fire, malfunction of valves and etc. Under overpressure, the pressure vessel could be ruptured, flammable fluid could leak out from the vessel and the entire process equipment could be seriously damaged. To prevent these accidents, the process equipment is protected by carrying out a rapid depressurization process. The depressurization process leads to a reduction of the temperature of fluid due to the energy loss, which causes a temperature reduction of the wall surface contacted with the fluid. When the temperature of the wall greatly decreases, the characteristics of the material of the pressure vessel are changed from ductility to brittleness, the pressure vessel could be broken even with a small impact. To prevent it, it is reflected in the production of pressure vessel by performing low temperature analysis to simulate how the temperature of the fluid inside the vessel and the wall change during depressurization. In the study, numerical model of depressurization process was presented for more accurate low temperature analysis. For a relatively realistic numerical model, a liquid-to-wall heat transfer model was implemented considering the nucleate boiling phenomenon caused by the internal liquid boiling due to the temperature difference between the bubble point of liquid and the wall. In addition, discharged flow rate calculation module was implemented by

applying the sound speed calculation technique of the multiphase flow in a pipe. Finally, a total numerical algorithm of depressurization process numerical model was developed to calculate pressure change in the vessel, internal fluid and the wall contacted with the fluid over depressurization. To verify the simulation results of the model, they were compared with the simulation results of previous studies, commercial software results and experimental data.

Keywords: depressurization process, pressure vessel, heat transfer, nucleate boiling, discharged flow rate, numerical model

Student number: 2015–22863